

数值模拟超高密度热流下红外窗口材料的受热冲击

杨国健¹, 孙 鹏¹, 王跃忠¹, 李莎莎¹, 朱 彤¹, 彭志勇², 廉伟艳², 杨国永¹, 杨 科¹, 宋 惠¹,
刘华松², 江 南¹

(1. 中国科学院宁波材料技术与工程研究所, 中国科学院海洋新材料与应用技术重点实验室, 浙江 宁波 315201;

2. 天津航技术物理研究所, 天津市薄膜光学重点实验室, 天津 300192)

摘 要:超高速飞行器光电探测技术对红外窗口材料提出了苛刻要求,通过数值模拟,研究了超高密度热流(3~8 MW/m²、时间 5 s)作用下,尺寸为 $\phi 50\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ 的蓝宝石、硫化锌(ZnS)及金刚石 3 种红外窗口材料在倾斜角 10°~90°极端工况下的表面温度、热应力及其分布,并比较了有、无制冷的影响。系统分析了在面临超高密度热流时,红外窗口材料的服役性能,以及对材料的性能要求,并比较了 3 种材料的差别。结果表明,与金刚石相比,蓝宝石、ZnS 等传统红外材料由于导热性能相对较差,受热冲击时热量在短时间内来不及疏散,导致窗口温度过高或热应力过高而失效。无论有无制冷,从驻点温度方面进行分析,蓝宝石小于 ZnS;从热应力来看,蓝宝石大于 ZnS。由于它们的热导率低[$<30\text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$],并不非常适用于超高热流环境,制冷反而可能带来更高的失效风险。金刚石由于超高的热导率[约为 $2\,000\text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$],窗口温度相对更低、热应力更小且分布更均匀,极大减轻了窗口失效风险,且制冷条件下其优势十分明显,能够满足 $8\text{ MW}/\text{m}^2$ 超高密度热流极端工况要求。相关研究可为新一代超高速飞行器红外窗口的设计、选材及应用提供了参考。

关键词:数值仿真;红外窗口材料;超高速飞行器;热流;金刚石

中图分类号:TK123 文献标志码:A 文章编号:0454-5648(2024)03-0862-12

网络出版时间:2024-02-19



新一代超高速飞行器红外成像探测技术的发展,对红外窗口提出了苛刻要求。红外窗口作为高速飞行器光电探测系统的关键部件,一方面能保护内部精密元器件;另一方面起到传递光学信号的作用,是典型的结构功能一体化部件。对于超低空(如海面)执行超高速飞行任务的飞行器来说,其红外窗口的表面通常伴随着超高密度的热流。从设计的角度,需要考虑瞬时超高热流带来的气动热效应和温度梯度带来的热应力等问题,会给红外窗口成像功能和结构可靠性带来的潜在影响,这也对构成红外窗口本体的红外光学材料的性能,提出了极高的要求。应用于严苛环境的红外窗口材料,需要综合优异的力学、光学及热学性能。先前,在各类高速飞行器上,被广泛应用或调研的材料,主要有蓝宝

石、ZnS、AlON、 MgAl_2O_4 、 Y_2O_3 、金刚石等,工作波段主要集中于 $3\sim 5\text{ }\mu\text{m}$ 或 $8\sim 12\text{ }\mu\text{m}$ ^[1]。超高速飞行环境下,气动效应会严重影响窗口成像表现,甚至引起窗体结构破裂而发生失效,已经成为了超高速飞行器红外成像技术应用及发展的一个共性和瓶颈问题^[2-4]。

高速飞行环境下,由于气动效应引入的力、热环境,对红外窗口材料表面的影响十分复杂,相关的工程试验测试成本极高。有限元模拟可以在一定程度上预测由气动效应导致的窗口升温、热应力失效等现象,为工程试验或应用提供重要参考。刘元春等模拟了蓝宝石、ZnS 和 AlON 3 种窗口材料在 $1\text{ MW}/\text{m}^2$ 热流条件下的热应力情况,并指出它们均可以满足应用要求^[5]。Russell 等通过有限元模拟,

收稿日期:2023-08-28。 修订日期:2023-09-25。

基金项目:国家自然科学基金(61975150);宁波市甬江引才青年创新人才计划(2021A-108-G);宁波市科技攻关重大专项(20211ZDYF020196);中科院青年基金(JCPYJJ-22030)。

第一作者:杨国健(1998—),男,硕士研究生。

通信作者:王跃忠(1984—),男,博士,研究员。

刘华松(1980—),男,博士,研究员。

Received date: 2023-08-28. Revised date: 2023-09-25.

First author: YANG Guojian (1998—), male, Master candidate.

E-mail: yangguojian@nimte.ac.cn

Correspondent author: WANG Yuezhong (1984—), male, Ph.D., Professor;

LIU Huasong (1980—), male, Ph.D., Professor.

E-mail: wangyuezhong@nimte.ac.cn; liuhuasong@yeah.net

研究了几种窗口材料在经受热流密度高达 3 MW/m^2 时的力、热响应行为, 然后用于指导实验, 成功完成窗口材料在高马赫数(约为 $\text{Ma } 4$)条件下的风洞试验考核^[6]。Raytheon 公司测试了 Y_2O_3 红外窗口材料在不同高度、速度($\text{Ma } 4\sim 6$)环境下的使役表现, 并指出它的抗热冲击的热流密度阈值约为 3.2 MW/m^2 , 超过这一值时, 窗口将会面临失效风险^[7]。王亚辉等研究了蓝宝石窗口材料基于超高速环境应用条件下的高温热辐射特征, 指出蓝宝石的红外成像温度极限约为 350°C , 过高则会面临成像信号模糊的问题^[8]。在稠密大气层内进行超高速飞行的条件下, 对应有超高密度的热流, 通过制冷, 有望提高红外窗口的抗气动热流冲击表现, 并降低窗口温度。实际上, 制冷已成为抑制红外窗口热辐射的重要候选方案^[9]。

但是, 绝大多数红外窗口材料为非金属(如陶瓷、无机晶体等), 热导率普遍较低($<30 \text{ W/(m}\cdot^\circ\text{C)}$), 在急速冷热条件下是否容易破裂导致结构失效, 还有待商榷。因此, 还得从材料性能角度考虑, 如选用具有超高热导率的红外材料[如金刚石, 约为 $2000 \text{ W/(m}\cdot^\circ\text{C)}$]^[10], 通过制冷来降温降辐射同时, 也降低结构破裂风险, 是超高速飞行器红外窗口工程应用的重要考虑。金刚石具有非常优异的力学和热学性能, 而且它还具有非常宽的透光谱段($0.25\sim 100.00 \mu\text{m}$), 且透过率高达 $65\%\sim 72\%$ 。此外, 金刚石还具有极好的抗氧化性能, 即使在空气中, 温度高达 780°C 热处理 180 s , 透过率的损失也在 3% 以下。特别是, 它还有极高的热导率(约为 $2000 \text{ W/(m}\cdot^\circ\text{C)}$), 是传统红外材料(如蓝宝石、 ZnS , 热导率均低于 $30 \text{ W/(m}\cdot^\circ\text{C)}$)的约 70 倍^[10], 因而具有极为优异的抗热冲击性能^[11]。

综上考虑, 本工作选择热导率较低的 2 种传统常用红外窗口材料(六方单晶蓝宝石、立方 ZnS), 与具有高热导率的立方金刚石红外窗口材料进行对比, 在超高密度热流($3\sim 8 \text{ MW/m}^2$)的作用下, 窗口温度、热应力及其分布情况, 进行了数值模拟, 并比较有、无冷却介质的结果, 期望能为新一代超高速飞行器红外窗口的设计、选材及应用提供理论参考, 相关研究鲜见报道。

1 原理模型及参数设置

1.1 固体传热模型

根据能量平衡原理, 固体温度的变化, 在 Cartesian 尔坐标系下的非稳态微分方程为^[12]:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1)$$

其中: ρ 为固体密度(kg/m^3); c_p 为比热容($\text{J/(kg}\cdot^\circ\text{K)}$); T 为温度(K); t 为时间(s); λ_x 、 λ_y 、 λ_z 分别为 x 、 y 、 z 方向热导率($\text{W/(m}\cdot^\circ\text{C)}$)。边界条件: 固体内壁为空气自然对流; 预留的冷却端口, 主要由空气自然对流或冷却介质强制对流。外壁施加恒定热流, 热通量及作用在固体上的热量可分别由式(2)和式(3)表述。

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\tau_c} = h(T_e - T_s) \quad (2)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma_a} = q \Gamma_a \quad (3)$$

其中: h 为对流换热系数($\text{W/m}^2\cdot^\circ\text{K}$); T_e 和 T_s 分别为环境和固体的温度(K); q 为热流密度(W/m^2); Γ_a 为固体表面与环境的接触面积(m^2)。

1.2 热应力模型

热应力来自温度的非均匀与约束条件。三维物体的受力, 一般可以表示为^[12]

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial z} + F_x = \rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial z} + F_y = \rho \frac{\partial^2 u_y}{\partial t^2} \\ \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + F_z = \rho \frac{\partial^2 u_z}{\partial t^2} \end{cases} \quad (4)$$

其中: σ 、 τ 分别为法向应力、剪应力(Pa); F_x 、 F_y 、 F_z 为载荷的轴向坐标分量(N/m^3); $\rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2}$ 、 $\rho \frac{\partial^2 u_y}{\partial t^2}$ 、 $\rho \frac{\partial^2 u_z}{\partial t^2}$ 称为动力项(N/m^3)。如式(5)所示^[12]

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & A & A_1 & 0 & 0 & 0 \\ A_1 & 1 & A_1 & 0 & 0 & 0 \\ A_1 & A_1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & A_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & A_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x - (1+\nu)\alpha_x \Delta T \\ \varepsilon_y - (1+\nu)\alpha_y \Delta T \\ \varepsilon_z - (1+\nu)\alpha_z \Delta T \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix} \quad (5)$$

其中： ε 、 γ 分别为伸长应变、剪切应变(m)； $A_1=\nu/(1-\nu)$ ； $A_2=(1-2\nu)/[2(1-\nu)]$ ； E 为弹性模量(GPa)； ν 为 Poisson's 比； α 为热膨胀系数(K^{-1})； ΔT 为温度变化(K)。

1.3 物理模型与边界条件

如图 1 所示，本研究，设置的红外窗口材料的模型大小为 $\phi 50\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ ，高质量网格由 ANSYS 软件自动划分。图 2 为窗口面临热流的角度设置， $\theta=10^\circ\sim 90^\circ$ 。窗口的装载情况：口径 $\phi 50\text{ mm}$ ，厚度 2 mm ，受热面积为中心的 $\phi 40\text{ mm}$ 区域，侧边柱面与窗口外缘与空气或冷却介质接触传热，具体结构模型可以参考文献[13]。

红外窗口材料受热冲击的环境条件设置如下：初始温度为室温 22°C ，窗口所面临的热流密度设置为 $3\sim 8\text{ MW/m}^2$ ，循环冷却介质与窗口接触处的对流换热系数则根据冷却端的有无，分别设置为 $3\times 10^5\text{ W/(m}^2\cdot^\circ\text{C)}$ (冷却介质)与 $25\text{ W/(m}^2\cdot^\circ\text{C)}$ (空气)；未受热面与环境对流换热系数设置为 $25\text{ W/(m}^2\cdot^\circ\text{C)}$ 。表 1~表 2 列出了材料主要性能参数随温度的变化情况^[14]。此外，由于固体密度(ρ)与 Poisson's 比(ν)随温度变化相对较小，假定可以忽略不计，采用常温数据代替，如表 3 所示^[14]。

此外，考虑到热膨胀变形中，窗口主要破裂方式为拉断而非压断^[15]，因此本工作根据第一强度理论，主要以最大拉应力是否超过材料抗拉强度来评估失效断裂。

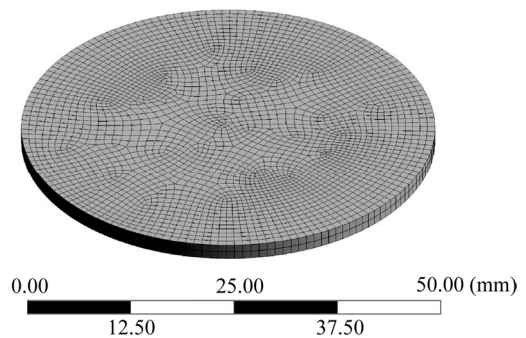


图 1 红外窗口模型与网格划分
Fig. 1 Diagram of window model and meshing

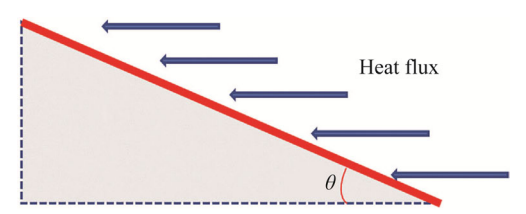


图 2 热流加热一定角度的光学窗口
Fig. 2 Heat flow heating window with certain angles

表 1 各种光学材料随温度变化的热导率与比热^[14]
Table 1 Thermal conductivity (λ) and specific heat (c_p) of the materials at different temperature^[14]

Temperature/ $^\circ\text{C}$	Sapphire		ZnS		Diamond	
	$\lambda/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	$c_p/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	$\lambda/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	$c_p/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	$\lambda/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$	$c_p/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1})$
22	33.2	774.5	28.6	480.0	2 200	531
100	25.5	914.5	21.2	504.0	1 570	820
200	19.6	1 024.0	14.5	520.0	1 185	1 095
300	14.9	1 078.0	10.6	526.0	887	1 315
400	12.5	1 111.5	8.5	529.0	711	1 455
500	11.1	1 137.0	7.6	531.0	650	1 570
600	10.0	1 157.0	7.0	532.5	635	1 685

表 2 各种光学材料随温度变化的热膨胀系数与 Young's 模量^[14]
Table 2 CTE (α) and Young's modulus (E) at different temperatures^[14]

Temperature/ $^\circ\text{C}$	Sapphire		ZnS		Diamond	
	$\alpha \times 10^{-6}/^\circ\text{C}^{-1}$	E/GPa	$\alpha \times 10^{-6}/^\circ\text{C}^{-1}$	E/GPa	$\alpha \times 10^{-6}/^\circ\text{C}^{-1}$	E/GPa
22	6.10	346	6.48	93.4	1.00	1 131
100	6.91	346	7.30	92.7	1.55	1 120
200	7.30	346	7.78	91.6	2.15	1 108
300	7.54	346	8.02	90.4	2.87	1 097
400	7.70	346	8.13	89.1	3.25	1 093
500	7.82	346	8.34	87.4	3.71	1 085
600	7.95	346	8.44	86.1	4.01	1 089

表 3 各种材料密度与 Poisson's 比^[14]Table 3 Densities (ρ) and Poisson's ratio (ν) of the optical materials^[14]

Materials	$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	ν
Sapphire	3 980	0.27
ZnS	4 090	0.29
Diamond	3 520	0.07

2 结果与讨论

2.1 传统红外窗口材料的受热冲击模拟

首先, 模拟无冷却介质的情况。对于蓝宝石、ZnS, 在不同角度($\theta = 10^\circ \sim 90^\circ$)、不同热流密度($3 \sim 8 \text{ MW/m}^2$)下的得到的温度、热应力及其分布情况, 进行了模拟。加热时间设置为 5 s, 时间步长设置为 0.1 s。

2 种窗口材料的中心驻点的温度如图 3a~图 3f 所示。角度很小(10°)、热流较低(3 MW/m^2 、时间 5 s)时, 蓝宝石的驻点温度约为 378°C , 这个值已经超过了其红外成像的极限工作温度(约 350°C)^[8,16], 从而可能导致不能正常成像; 而对于 ZnS, 温度达到了约 600°C , 这一温度下材料会氧化^[17], 也不能成像应用。随着角度和热流的增大, 它们的驻点温度都继续升高。热流继续增加(5 MW/m^2 、时间 5 s)时, 即使角度很小(10°), 蓝宝石、ZnS 的驻点温度分别达到约 500°C 、约 $1\,000^\circ\text{C}$ 以上; 最高热流(8 MW/m^2)

条件下, 驻点温度甚至可以超过材料的熔点。对于这 2 种材料, 由于热导率较低 [$< 30 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$], 热扩散能力弱, 当面临高热流时, 热量难以快速扩散出去, 从而导致热聚集和温度飙升。为了更好地理解受热表现, 选取 5 MW/m^2 条件下的窗口表面及横截面的温度及其分布情况进行详细展示, 如图 4a~图 4f 所示, 当角度相同时, 驻点温度的温度高低顺序为蓝宝石小于 ZnS。温度的差别主要是由材料热导率和比热的差别引起。比热相同时, 热导率越高, 热量聚集程度越弱。当热导相近, 比热越小, 温度上升越快。温度均匀性主要由热扩散系数($\alpha = \lambda / c_p$)决定。蓝宝石热扩散系数比 ZnS 略低, 所以温度均匀性更差。实际上, 由于热导率的限制, 它们的温度均匀性都很差, 这很可能导致窗口形成极大热应力而破裂。

进一步分析了热应力及其分布情况, 如图 5 所示。由于传统光学材料热导率低, 窗口表面存在温度梯度, 与空气对流的外环温度远低于内部, 膨胀程度远小于内部, 因此受到膨胀的窗口内部的挤压, 内部窗口发生形变且产生了集中在外环表面的拉应力, 且热应力最大值与温度峰值并不对应, 而是出现在最大温度梯度处, 这与李建华等人的报道^[18]一致。表 4 为无冷却介质时, 窗口材料的热应力最大值。由表 4 可以看出, 应力峰

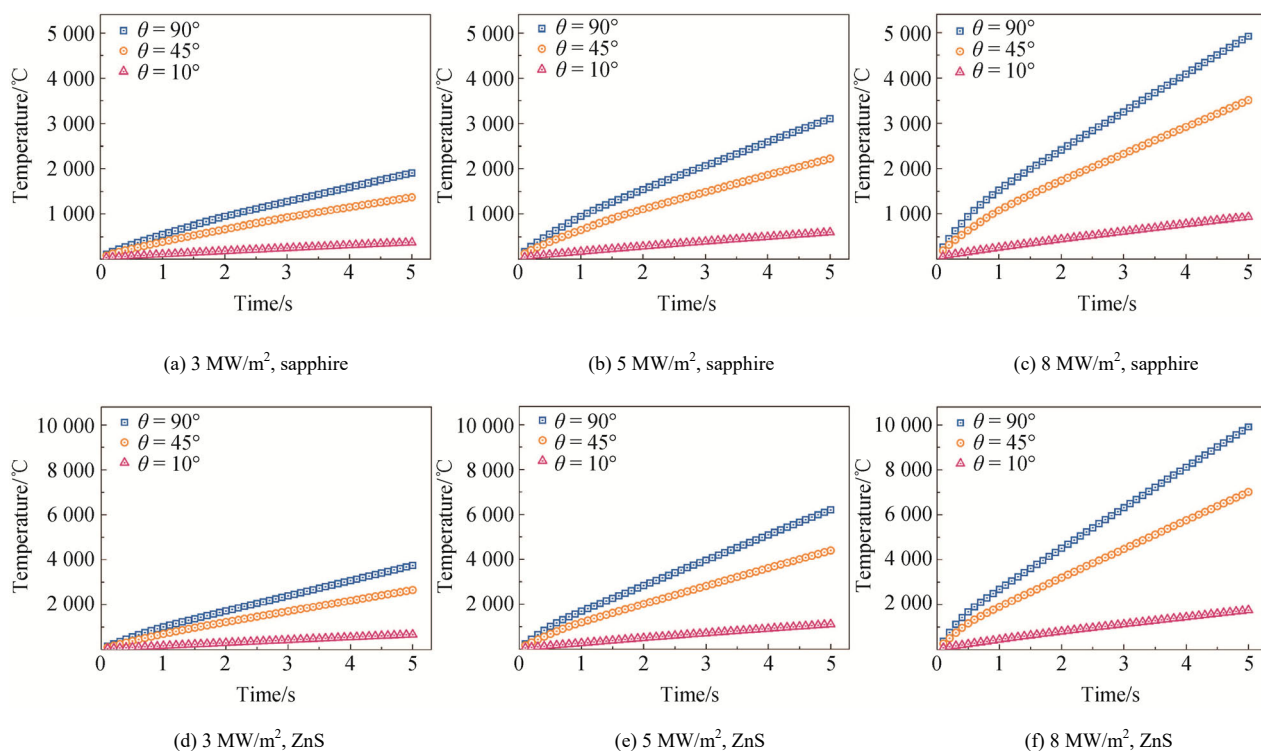


图 3 无冷却介质时不同热流密度下蓝宝石和 ZnS 窗口材料的驻点温度曲线

Fig. 3 Stagnation temperature curves of sapphire and ZnS windows under different heat flux without coolant

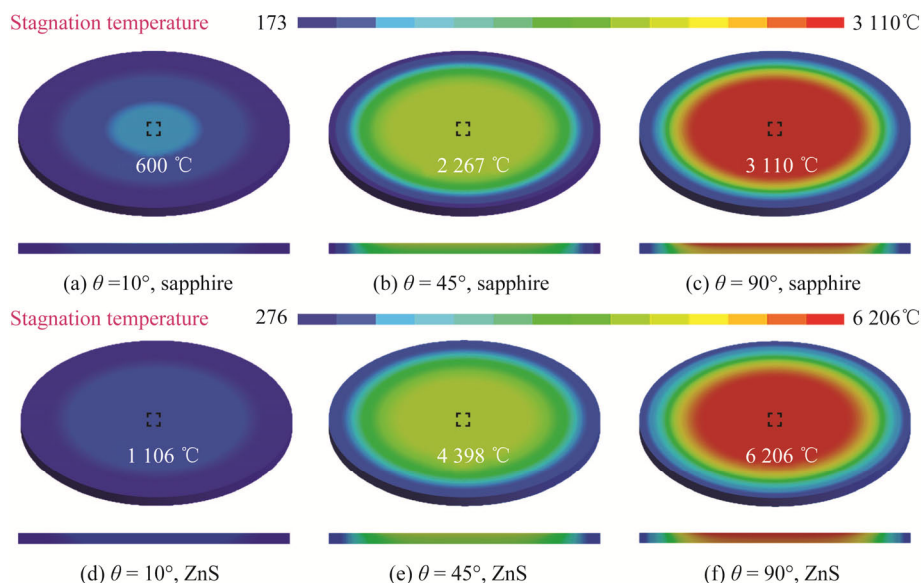


图 4 无冷却介质时不同角度蓝宝石和 ZnS 窗口材料在 5 MW/m^2 热流下加热 5 s 的温度分布
Fig. 4 Temperatures of sapphire and ZnS windows heated at 5 MW/m^2 heat flux for 5 s without coolant at different angles

值随窗口材料的温度上升而快速升高。当倾斜角度很小(10°)、热流密度较低(3 MW/m^2 、时间 5 s)时,蓝宝石窗口材料的应力峰值为 326 MPa (抗拉强度约为 400 MPa ^[14]);相同条件下, ZnS 窗口材料的应力峰值更低,为 178 MPa (抗拉强度强度约

为 $80\sim 100 \text{ MPa}$ ^[14]),但已超出了材料的强度极限。窗口材料因受热不均,产生局部变形挤压外部,强度越大,则抵抗变形的反馈越强,即应力越大。更苛刻条件下,应力更大,因而发生结构破裂导致的失效不可避免。

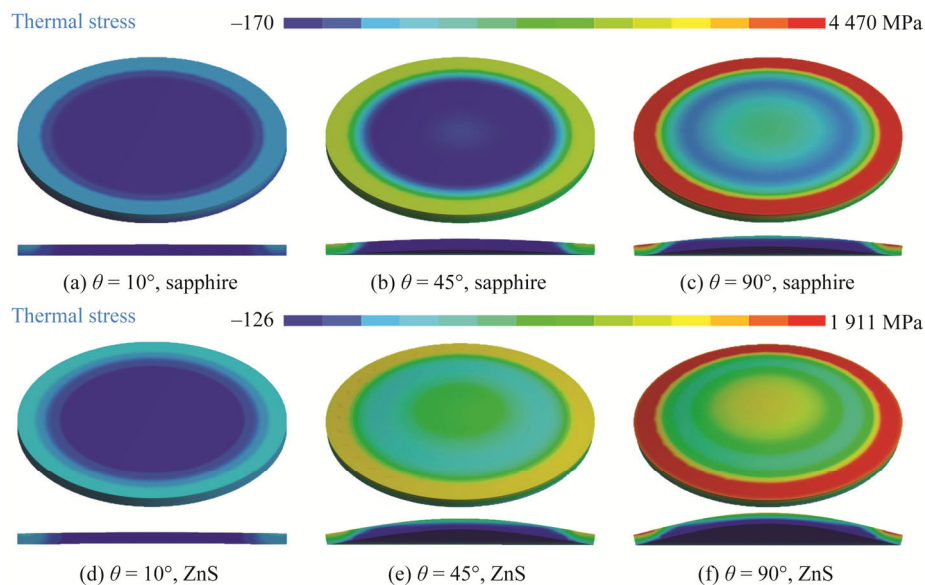


图 5 无冷却介质时不同角度蓝宝石和 ZnS 窗口材料在 5 MW/m^2 热流下加热 5 s 热应力分布
Fig. 5 Thermal stresses of sapphire and ZnS windows heated at 5 MW/m^2 heat flux for 5 s without coolant at different angles

结合前面的分析,可推测出,在无制冷情况下,2 种传统窗口材料在高密度热流($3\sim 8 \text{ MW/m}^2$)下,均不能满足应用需求。蓝宝石强度高,仅能在小角度(10°)、相对低的(3 MW/m^2)热流密度条件

下保持结构不失效,但是由于温度高于成像温度极限,也不能满足工作要求;ZnS 不仅强度低,还无法避免高温下的氧化,也难以适用于本工作中的情况。

表 4 无冷却介质时传统窗口材料在不同密度热流作用下的热应力峰值

Table 4 Thermal stress peak values and of traditional windows under ultrahigh heat flux heating without coolant

$\theta/(^{\circ})$	Stress of sapphire/MPa			Stress of ZnS/MPa		
	3 MW/m ²	5 MW/m ²	8 MW/m ²	3 MW/m ²	5 MW/m ²	8 MW/m ²
10	326	609	1 067	178	336	584
45	1 733	3 114	5 008	939	1 487	2 076
90	2 583	4 470	6 577	1 302	1 910	2 600

接下来, 模拟有冷却介质的情况。将对流换热系数改为 $3 \times 10^5 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^{\circ}\text{C})$, 其余参数不变。如图 6 所示, 2 种窗口材料在不同角度、不同密度热流下的驻点温度相比无冷却介质时(图 3)几乎不变, 因循环冷却介质的存在, 周边温度始终保持在约 22°C 。这是因为传统材料热扩散能力相对较差, 在较短时间内(5 s), 即使在边缘引入冷却介质, 其中心部分的热量也难以传递至外围。温度与分布情况也与无冷却介质时一致, 即蓝宝石小于 ZnS。

图 7 为加入冷却介质后, $5 \text{ MW}/\text{m}^2$ 热流加热下窗口的温度及分布情况。与无冷却介质时(图 5)相比, 2 种窗口材料的驻点温度并无明显变化。从截面图看, 加入冷却介质后, 温度的分布均匀性并没有起到很好改善作用, 它们热扩散能力的不足, 导致其大小关系与无冷却介质时几乎相同, 即蓝宝石 $<$ ZnS。

加入冷却介质后, 窗口材料面临 $5 \text{ MW}/\text{m}^2$ 热流加热 5 s 后, 热应力及分布如图 8 所示。相比无冷却介质的情况(图 5), 热应力峰值明显升高(涨幅约 19.1%~38.3%), 并且在热-冷界面出现应力集中。冷却介质的加入使边缘与窗口中心的温差增大, 使内外形变量差距变大, 在交界处产生了更大的热应力。冷却介质并未改善短时间传统红外窗口材料在超高密度热流下的温度应力状况(甚至有所恶化)。

表 5 列出了含冷却介质的传统窗口材料的热应力峰值, 其变化趋势与无制冷的情况较一致, 加入冷却介质后, 蓝宝石、ZnS 仍无法在此种极端环境下使用。此外, 峰值均出现了一定程度升高(涨幅约 12.5%~46.3%), 因此并不建议在超高密度热流($3 \sim 8 \text{ MW}/\text{m}^2$)环境下加入制冷, 这会引起更大热应力, 促使窗口结构更容易失效。

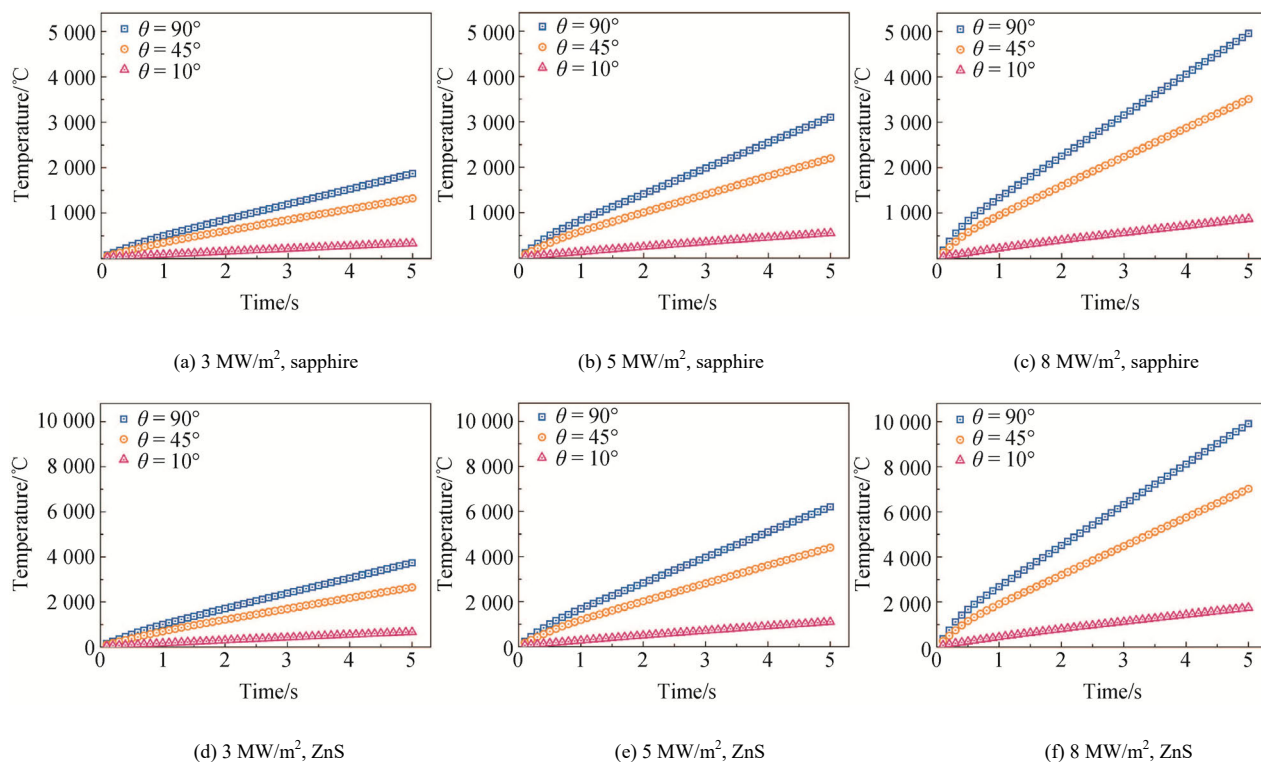


图 6 有冷却介质时不同热流密度下蓝宝石和 ZnS 窗口材料的驻点温度曲线

Fig. 6 Stagnation temperature curves of sapphire and ZnS windows with coolant under different heat flux

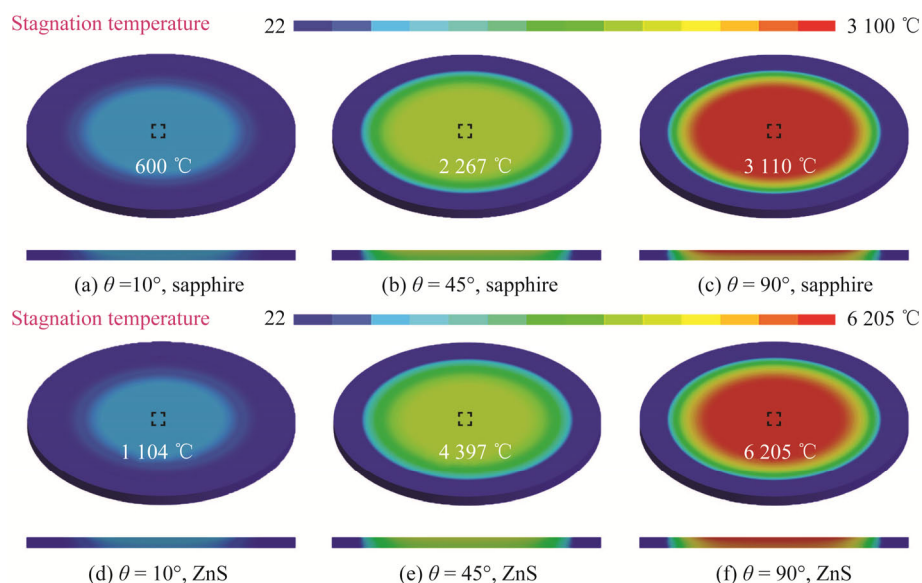


图 7 有冷却介质时不同角度蓝宝石和 ZnS 窗口材料在 5 MW/m^2 热流下加热 5 s 的温度分布
Fig. 7 Temperatures of sapphire and ZnS windows heated at 5 MW/m^2 heat flux for 5 s with coolant at different angles

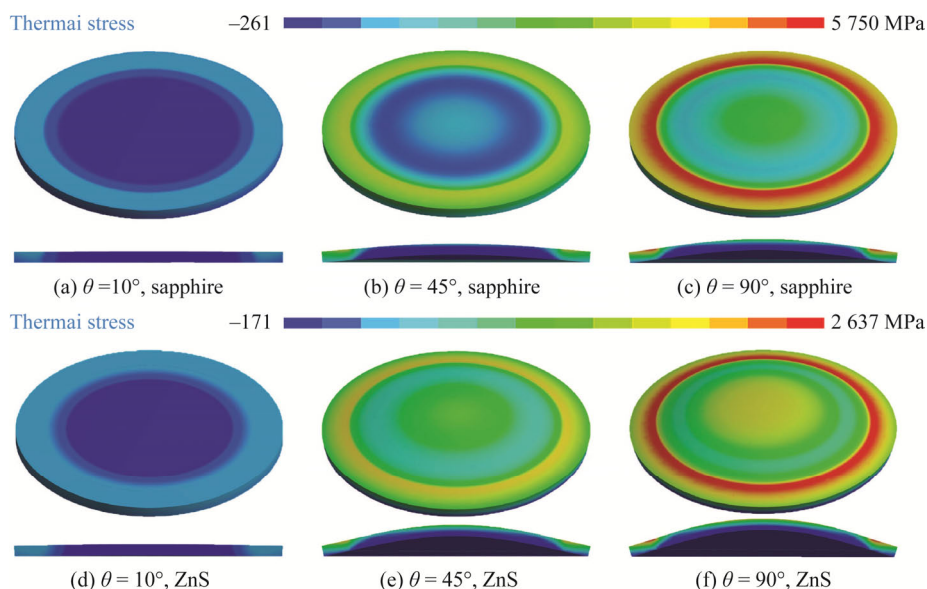


图 8 有冷却介质时不同角度蓝宝石和 ZnS 窗口材料在 5 MW/m^2 热流下加热 5 s 热应力分布
Fig. 8 Thermal stresses of sapphire and ZnS windows heated at 5 MW/m^2 heat flux for 5 s with coolant at different angles

表 5 有冷却介质时传统窗口材料在不同密度热流作用下的热应力峰值

Table 5 Thermal stress peak values of traditional windows under ultrahigh heat flux heating with coolant

$\theta/(\circ)$	Stress of Sapphire/MPa			Stress of ZnS/MPa		
	3 MW/m^2	5 MW/m^2	8 MW/m^2	3 MW/m^2	5 MW/m^2	8 MW/m^2
10	433	766	1 306	221	413	778
45	2 125	4 022	6 429	1 347	2 058	2 905
90	3 296	5 750	8 528	1 823	2 637	3 803

2.2 金刚石红外窗口材料的受热冲击模拟

窗口材料更换为金刚石, 其它条件相比 2.1 节均保持不变, 分别模拟有、无圆周冷却时窗口的温

度、应力及其分布情况。

无冷却介质时, 如图 9a~图 9c 所示, 当金刚石窗口面临低热流(3 MW/m^2 , 时间 5 s)、小角度(10°)

时,窗口的驻点温度最高仅约 250 °C,此温度要低于同等条件下的蓝宝石(约 378 °C,图 3a~图 3c)和 ZnS(约 600 °C,图 3d~图 3f);随着热流的增大,即使在 8 MW/m² 的超高密度热流加热 5 s,其驻点温度也仅有 572 °C(相同条件下,蓝宝石和 ZnS 的温度分别高达约 1 000 °C 和约 1 600 °C)。对于金刚石,即使是 572 °C 的高温下,金刚石的光学吸收或光学透过率损失、热辐射均较小^[10,19],且低于氧化温度,仍有望实现红外成像系统正常工作;角度增大至 45°~90°时,金刚石窗口的驻点温度已经达到 750 °C 以上(最高可达约 2 400 °C),这种情况下,金刚石很难满足成像应用要求。这些结果,已经体现出金刚石与传统红外窗口材料的显著区别。

加入冷却介质后,金刚石的优势得到了更为充分的体现。如图 9d~图 9f 所示,得益于超高的热导率,金刚石窗口材料的驻点温度得到了大幅降低。小角度(10°)情况下,3 MW/m² 时,金刚石窗口材料的温度几乎保持在室温附近,即使在热流密度高达 8 WM/m²,温度也不高于约 85 °C;增大角度至 45°,热流密度为 3 MW/m² 时,温度最高仅有约 160 °C,即使高达 8 WM/m²,温度也仅有约 505 °C,仍旧可以满足成像功能要求;即使角度高达 90°,不同密度的热流(3、5 WM/m² 和 8 WM/m²)加热后的温度也分别仅有 212、417 °C 和 839 °C,仅后者情况下金刚石

会氧化^[20],其余情况下金刚石可以满足成像功能需求。进一步地,除窗口垂直于 8 MW/m² 热流密度时温度尚未达到稳态外,其余情况下均达到了稳态的热平衡,且随着热流密度的增大而延迟,随着窗口角度的减小而提前,热平衡的时间范围在 1~3 s 内,这对红外图像质量的稳定获取非常有益。与蓝宝石、ZnS 相比,金刚石由于极高的热导率[约 2 000 W/(m·°C)],具有更好的热传导性能,因而能更好的将热量疏散开来,一方面起到了降温效果,另外也起到了热平衡的效果。此外,与无冷却介质时(图 9a~图 9c)相比,相同条件下,驻点温度显著降低;且热流密度越高,温度降幅越大,表明金刚石非常适合制冷环境应用。

图 10a~图 10c 为无冷却介质时,金刚石窗口面对 5 MW/m² 热流密度加热 5 s 后温度及分布,与图 9a~图 9c 中结果一致,当窗口角度为 10°时,窗口驻点温度达到 405 °C;角度增大后,驻点温度升高至 1 180~1 580 °C。即使无冷却介质情况下,加热后温度分布均匀性,也显著优于前 2 种传统窗口材料,其中心整体温度基本无差别,与外环圆周温差也仅在 20~100 °C 以内。加入冷却介质后,金刚石窗口的驻点温度及分布如图 10d~f 所示,温度显著降低,即使窗口垂直于热流,驻点温度也仅为 417 °C。温度均匀性方面,除 8 WM/m²、90°的工作条件外,其余情况下与无制冷时差别不

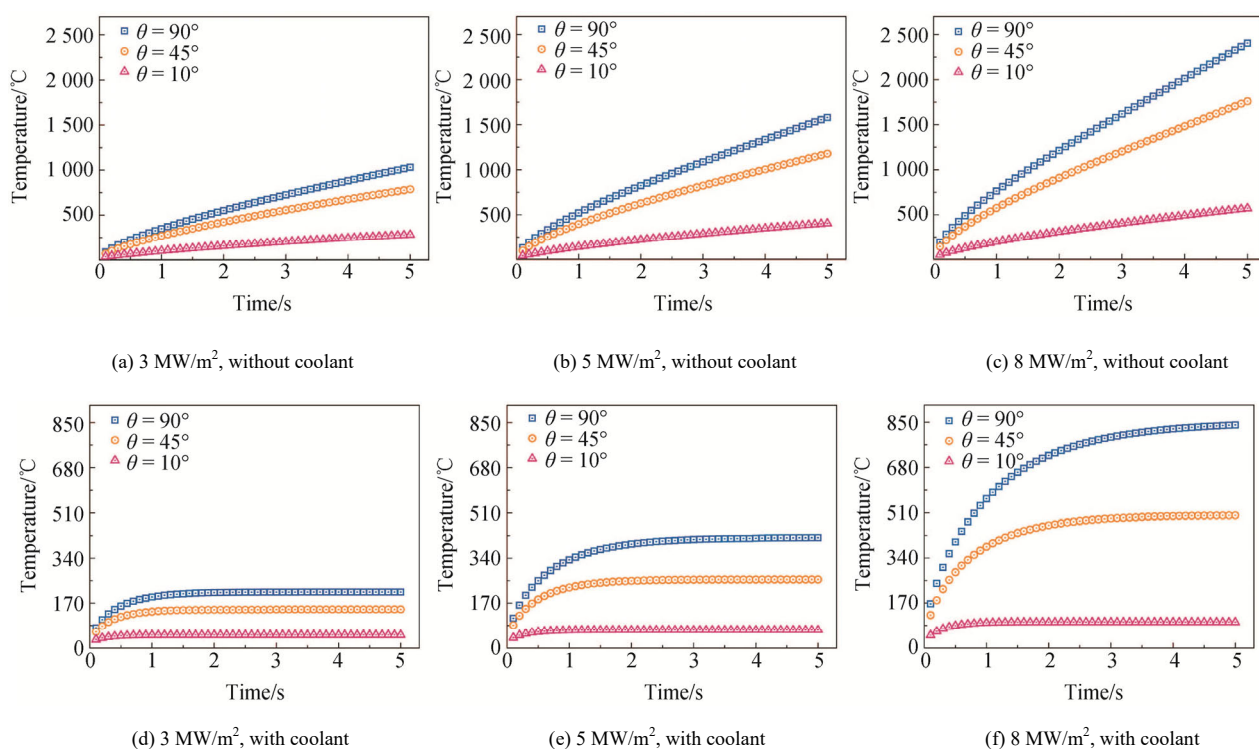


图 9 不同热流密度下无冷却介质时有冷却介质时金刚石窗口材料的驻点温度曲线

Fig. 9 Stagnation temperature of diamonds without and with circulating coolant under different heat flux

太明显。总体上, 金刚石窗口的温度均匀性仍远胜于传统红外窗口。

图 11a~图 11c 为 5 MW/m^2 热流作用 5 s 后, 金刚石窗口热应力分布情况。与传统窗口材料类似, 金刚石窗口热应力也是集中在冷却圆周的拉应力, 角度由小到大时, 应力值分别为 34、175 MPa 和 248 MPa, 低于金刚石抗拉强度($604 \pm 95 \text{ MPa}^{[13]}$)。应力产生原因同样是因为内外温度差异造成的中心膨胀对圆环的挤压。不同的是, 金刚石热应力并未集中在圆环表面, 而是均匀分布, 这可极大减轻窗口失效风险。相比 3 种传统材料, 金刚石有远超它们的热导率, 以及更低的热膨胀系数, 即使其刚度极

大, 金刚石也能够在高热流密度加热下具有更低、更均匀的温度与更加细微均匀的变形, 从而保持更低且更均匀的热应力。金刚石圆周加入冷却介质后, 小角度窗口($10^\circ \sim 45^\circ$)热应力降低至 15 MPa 和 129 MPa, 仅在 90° 时由于温差变大而上升至 276 MPa, 且应力分布情况基本与无冷却介质时相同, 并无明显应力集中。这一条件下, 制冷与否, 应力并没有太大差别。表 6 为模拟金刚石窗口的最大应力, 同样遵循热应力随热流密度与窗口角度增大而增大的规律。金刚石极优异的热学性能, 使其小角度(10°)加入冷却介质后在加热过程中热量快速扩散使热应力相比无冷却介质时降低 6~53 MPa, 并且即使在 5 MW/m^2 、

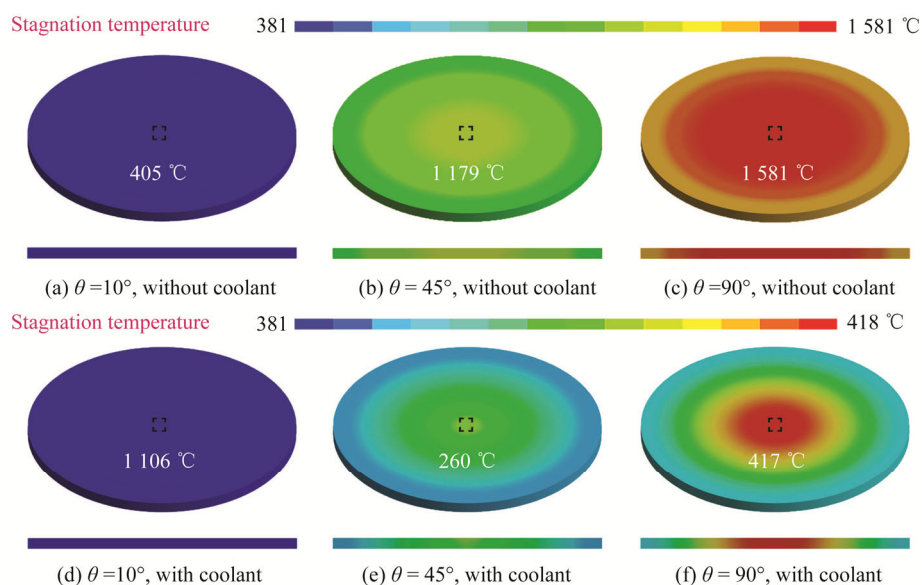


图 10 不同角度无冷却介质时和有冷却介质时金刚石窗口材料的温度及分布

Fig. 10 Stagnation temperatures and distributions of diamond windows without and with coolant at different angles

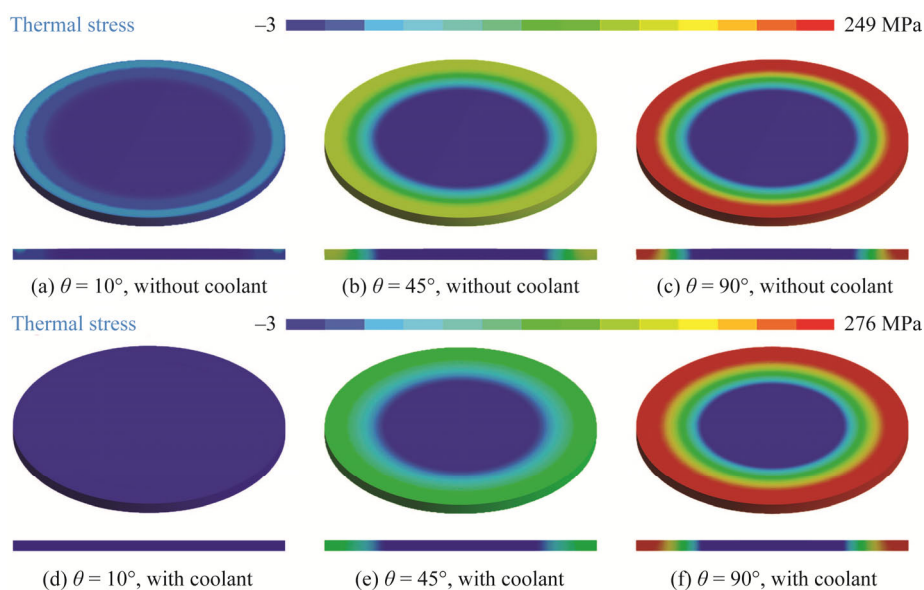


图 11 不同角度无冷却介质时和有冷却介质时金刚石窗口材料的热应力分布

Fig. 11 Thermal stress distributions of diamond windows without and with coolant at different angles

45°(应力分别 175、129 MPa)和 8 MW/m²、90°(应力分别 148、94 MPa)的热流条件时仍更低,且都远低于金刚石抗拉强度。对于金刚石来说,加入制冷,除了较为极端的条件(8 MW/m²、45°~90°和 5 WM/m²、90°)外,大多数情况下均有利于降低应力。金刚石窗口的热应力最大值(796 MPa)出现在窗口垂直于 8 MW/m² 密度的热流加热时,可能已超过金刚石的强度极限,极有可能导致金刚石窗口的结构破坏,其他情况下均能满足结构设计要求。

综上所述,综合考虑光、热、力学性能要求,

无冷却介质时,金刚石仅能在小角度(10°)时短时间使用;加入冷却介质后,当金刚石窗口垂直于 8 MW/m² 热流密度时,极有可能因超高的温度与应力无法使用,但能在 3~5 MW/m² 热流密度下作为各种角度下的光学窗口使用,与 8 MW/m² 超高热流密度下 10°~45°红外探测工作条件,是超高速飞行器红外与激光窗口的极佳选择。最后,本工作模拟不一定能十分准确地反映真实情况。然而,能在一定程度上反映一定规律,通过对比也凸显了金刚石作为超高速飞行器红外窗口的极大优势。

表 6 不同角度及热流条件下金刚石窗口材料的热应力峰值

Table 6 Thermal stress peak values of diamond windows at different angles under different heat flux

$\theta/(^{\circ})$	Stress of diamond without coolant/MPa			Stress of diamond with coolant/MPa		
	3 MW/m ²	5 MW/m ²	8 MW/m ²	3 MW/m ²	5 MW/m ²	8 MW/m ²
10	14	34	80	8	15	27
45	99	175	281	53	129	368
90	148	248	397	94	276	796

3 结论

1) 作为红外光学窗口材料,蓝宝石和 ZnS,由于热学、力学综合性能受限,难以满足本模拟中恒定的超高密度热流(3~8 MW/m²)、任意倾斜角下持续工作 5 s 的工况要求,主要是因为温度过高(超过成像极限温度)存在光学功能失效风险,或热应力过高(超过材料强度)存在结构失效风险;

2) 作为红外光学窗口材料,金刚石性能相对更加优异。无冷却介质时,金刚石仅能作小角度(10°)红外光学窗口使用;制冷情况下,能在热流密度 3~5 MW/m²、任意角度,以及 8 MW/m²、45°及以下使用;更苛刻条件下(8 MW/m²、90°),金刚石窗口表面温度已超过氧化温度,且应力较大,存在破坏可能;

3) 在制冷系统的辅助作用下,金刚石红外窗口材料与传统红外窗口材料差别,更加明显。由于热导率低,蓝宝石和 ZnS 不太适用于超高热流环境,制冷反而可能带来更高的失效风险;对金刚石,由于超高热导率,热应力相对更小、且分布更均匀,这极大减轻了窗口失效风险,制冷条件下优势非常明显。

参考文献:

[1] 谢启明,李奕威,潘顺臣. 红外窗口和整流罩材料的发展和应用[J]. 红外技术, 2012, 34(10): 559-567.
XIE Qiming, LI Yiwei, PAN Shunchen. Infrared Technol, 2012, 34(10): 559-567.

[2] 邢占,陈晓依,彭志勇,等. 红外气动光学效应研究进展与思考[J]. 红外与激光工程, 2022, 51(4): 108-124.
XING Zhan, CHEN Xiaoyi, PENG Zhiyong, et al. Infrared Laser Eng, 2022, 51(4): 108-124.
[3] 张丽琴,费锦东. 高速飞行器成像探测气动光学效应研究[J]. 红外与激光工程, 2020, 49(6): 228-232.
ZHANG Liqin, FEI Jindong. Infrared Laser Eng, 2020, 49(6): 228-232.
[4] 范志刚,张亚萍,裴扬威,等. 气动热环境下高速飞行器光学窗口光传输数值仿真研究[J]. 红外与毫米波学报, 2007, 26(5): 396-400.
FAN Zhigang, ZHANG Yaping, PEI Yangwei, et al. J Infrared Millim W, 2007, 26(5): 396-400.
[5] 刘元春,何玉荣,彭稳根,等. 窗口材料热力耦合模拟[J]. 化工学报, 2011, 62(增刊 1): 123-129.
LIU Yuanchun, HE Yurong, PENG Wengen, et al. CIESC J, 2011, 62(Suppl 1): 123-129.
[6] RUSSELL G W, CAYSON S C, JONES M M, et al. Army hypersonic compact kinetic-energy missile laser window design [C]//8th Annual International Conference on Electro-Optic Windows, Domes, and Materials, Orlando, Florida, USA, 2003: 28-39.
[7] HOGAN P, STEFANIK T, WILLINGHAM C, et al. Transparent yttria for IR windows and domes-Past and present[R]. 10th DoD Electromagnetic Windows Symposium 0704-0188, 2004.
[8] 王亚辉,王强,张伯川,等. 高超声速飞行器红外窗口热辐射特性试验[J]. 红外与激光工程, 2015, 44(6): 1716-1720.
WANG Yahui, WANG Qiang, ZHANG Bochuan, et al. Infrared Laser Eng, 2015, 44(6): 1716-1720.
[9] 易仕和,丁浩林. 适用高超声速飞行环境的超声速气膜冷却光学窗口研究进展[J]. 空天防御, 2021, 4(4): 1-13.
YI Shihe, DING Haolin. Air Space Defense, 2021, 4(4): 1-13.
[10] HARRIS D. Properties of diamond for window and dome applications[C]//4th International Conference on Infrared Windows and Domes, at the SPIE 1994 Annual Meeting, San Diego, California, USA, 1994: 218-228.
[11] KLEIN C A. Thermal shock resistance of infrared transmitting

- windows and domes[J]. Opt Eng, 1998, 37(10): 2826–2836.
- [12] LIU Xing, WANG Xinzhi, ZHU Jiaqi, et al. Thermal-mechanical response of microscale functional film for infrared window[J]. T Nonferrous Metal Soc, 2014, 24(6): 1791–1799.
- [13] KLEIN C A. Diamond windows for IR applications in adverse environments[J]. Diam Relat Mater, 1993, 2(5–7): 1024–1032.
- [14] 余怀之. 红外光学材料[M]. 第2版. 北京: 国防工业出版社, 2015.
- [15] 韩玉涛, 毕娟, 陈桂波. 多脉冲激光辐照透膜产生热应力的数值模拟[J]. 长春理工大学学报(自然科学版), 2015, 38(4): 52–56.
- HAN Yutao, BI Juan, CHEN Guibo. J Changchun University Sci Technol:Nat Sci Ed, 2015, 38(4): 52–56.
- [16] WANG Guigen, ZHANG Mingfu, HAN Jiecai, et al. High-temperature infrared and dielectric properties of large sapphire crystal for seeker dome application[J]. Cryst Res Technol, 2008, 43(5): 531–536.
- [17] QU Zhaoliang, CHENG Xiangmeng, HE Rujie, et al. Rapid heating thermal shock behavior study of CVD ZnS infrared window material: Numerical and experimental study[J]. J Alloy Compd, 2016, 682: 565–570.
- [18] 李建华, 郭常宁, 许泉, 等. 红外空空导弹头罩热应力分析[J]. 强度与环境, 2012, 39(2): 46–52.
- LI Jianhua, GUO Changning, XU Quan, et al. Structure Environment Eng, 2012, 39(2): 46–52.
- [19] KLOCEK P, MCKENNA T, TROMBETTA J. Thermo-optic, thermo-mechanical, and electromagnetic effects in IR windows and domes, and the rationale for GaAs, GaP, and diamond[C]//4th International Conference on Infrared Windows and Domes, at the SPIE 1994 Annual Meeting, San Diego, California, USA. 1994: 70–90.
- [20] 刘敬明. 大面积化学气相沉积金刚石自支撑膜氧化性能的研究[D]. 北京: 北京科技大学, 2002.
- LIU Jingming. Oxidation properties of large area CVD free-standing diamond films[D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2002.

Numerical Study of Thermal Shock on Several Infrared Materials for Window Application Under Superhigh Thermal Flux Condition

YANG Guojian¹, SUN Peng², WANG Yuezhong¹, LI Shasha¹, ZHU Tong¹, PENG Zhiyong², LIAN Weiyan², YANG Guoyong¹, YANG Ke¹, SONG Hui¹, LIU Huasong², JIANG Nan¹

(1. Key Laboratory of Marine Materials and Related Technologies, Ningbo Institute of Materials Technology and Engineering, Chinese Academy of Sciences, Ningbo 315201, Zhejiang, China; 2. Tianjin Key Laboratory of Optical Thin Films, Tianjin Jinhang Technical Physics Institute, Tianjin 300192, China)

Extended Abstract

Introduction The development of infrared imaging detection technology for new generation of ultra-high-speed vehicles has put forward harsh requirements for infrared windows. For ultra-low altitude (*e.g.*, sea level) to perform ultra-high-speed flight mission, the surface of its infrared window is usually accompanied by ultra-high density heat flow. In the high-speed flight environment, the force and thermal environment introduced by the aerodynamic effect on the surface of infrared window materials is complicated, and the related engineering experiment testing costs are extremely high. Finite element simulation can predict the phenomena of window warming and thermal stress failure caused by aerodynamic effect to a certain extent, which can provide important information in engineering or applications. In this paper, two conventional commonly used infrared window materials (*i.e.*, hexagonal single-crystal sapphire and cubic ZnS) with a low thermal conductivity were selected to compare with cubic diamond infrared window materials with a high thermal conductivity. The numerical simulations of the window temperatures, thermal stresses and their distributions were carried out under the action of ultra-high-density heat flow, and the results were compared with and without the cooling medium. This work could provide a theoretical reference for the design, selection and application of infrared windows of the new-generation ultra-high-speed vehicles.

Materials and method In this work, numerical simulations (Finite Element Analysis, FEA) of stagnation temperatures and thermal stresses were carried out on some infrared materials (*i.e.*, sapphire, ZnS and diamond) with a size of $\phi 50\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ for window application when facing ultra-high heat flux ($3\text{--}8\text{ MW/m}^2$) for 5 s at an angle range of $10^\circ\text{--}90^\circ$ with and without constant temperature circulating coolant. The service performance of the infrared materials as well as the property requirements of windows in environments with ultra-high heat flux, were analyzed. A contrast of the infrared materials between sapphire or ZnS and diamond was investigated.

Results and discussion The results show that the conventional infrared materials cannot survive as a result of high temperature or thermal stress due to the poor thermal and mechanical properties. For sapphire window, the stagnation temperature is 378°C , a value that already exceeds its limiting operating temperature for infrared imaging (about 350°C) with a small angle (10°) under 3 MW/m^2 for 5 s, possibly resulting in a failure to image properly. For ZnS window, the temperature reaches 600°C , a temperature at which the material oxidizes and fails to image applications. Their stagnation temperatures both continue to increase as the angle and heat flux increase. When the heat flux continues to increase (*i.e.*, 5 MW/m^2 for 5 s), the stagnation temperatures of sapphire and ZnS reach 500°C and 1000°C or more, respectively, even with a small angle (10°). At the maximum heat flux (*i.e.*, 8 WM/m^2), the stagnation temperatures can even exceed the melting point of the material. Meanwhile, in terms of thermal stress, only sapphire can keep the

structure from failing under 3 MW/m^2 at 10° . With the addition of coolant, conventional infrared materials (i.e., sapphire and ZnS) may fare worse. The stagnation temperature almost does not change, and the thermal stresses rather increases. For diamond as the infrared window, a failure risk sharply decreases due to the ultrahigh thermal conductivity, low thermal stress and more even stress distribution. Although diamond is equally difficult to apply under large angle working conditions (i.e., 45° – 90°) without coolant (stagnation temperature reaches 750°C , which is above the oxidation temperature of diamond.), the situation improves dramatically with the addition of coolant. Diamond for benefiting from the cooling system can even survive under a high thermal flux of 8 MW/m^2 at $\leq 45^\circ$. This study can provide a reference for the design, material selection, and application of infrared windows for a new generation of hypersonic aircraft.

Conclusions Conventional infrared materials such as sapphire and ZnS could hardly achieve the requirements of the working conditions operating at any angles (i.e., 10° – 90°) under ultrahigh heat flux (i.e., 3 – 8 MW/m^2) for 5 s due to the failure risk caused by excessively high temperatures or structural failure from high thermal stresses. However, diamond had a better performance. Diamond could only be used as an infrared optical window at a small angle (i.e., 10°) without coolant, but could be used at a heat flux of 3 – 5 MW/m^2 and any angle, as well as at 8 MW/m^2 and 45° and below with coolant. The surface temperature of diamond was higher than the oxidation temperature, and the high stresses with a possibility of destruction under 8 MW/m^2 at 90° occurred. In addition, diamond showed a lower failure risk and some advantage of its outstanding properties rather than sapphire and ZnS under cooling conditions.

Keywords numerical simulation; infrared window material; hypersonic; heat flux; diamond